

## Список использованных источников

1. Ральников П.А., Абаймов Н.А., Рыжков А.Ф. Численное исследование процесса газификации в пилотном кислородном поточном газификаторе / П.А. Ральников, Н.А. Абаймов, А.Ф. Рыжков // Теплотехника и информатика в образовании, науке и производстве: материалы науч.-практ. конф. – Екатеринбург: УрФУ, 2017. – С. 113.
2. Watanabe H., Tanno K., Umetsu H., Umemoto S. Energy Modeling and simulation of coal gasification on an entrained flow coal gasifier with a recycled CO<sub>2</sub> injection // Fuel 142 (2015) 250–259 Contents.
3. Bardina J.E., Huang P.G., Coakley T.J. Turbulence Modeling Validation, Testing and Development // NASA reports. – 1997. Pp. 105-130.
4. Чернецкий М.Ю., Кузнецов В.А., Дектерев А.А., Абаймов Н.А., Рыжков А.Ф. Сравнительный анализ влияния моделей турбулентности на описание процессов горения угольной пыли при наличии закрутки потока // Теплофизика и аэромеханика. 2016. Т. 23. № 4. С. 615-626.
5. Badzioch S., Hawksley P.G.W. Kinetics of thermal decomposition of pulverized coal particles / S. Badzioch, P.G.W. Hawksley // Industrial and Engineering Chemistry: Process Design and Development. 1970. Vol. 9. I. 4. Pp. 521-530.
6. Abaimov N.A., Osipov P.V., Ryzhkov A.F. Experimental and computational study and development of the bituminous coal entrained-flow air-blown gasifier for IGCC // Journal of Physics: Conference Series. 2016. Т. 754. № 11. С. 112001.
7. Абаймов Н.А., Рыжков А.Ф. Разработка модели поточной газификации угля и отработка аэродинамических механизмов воздействия на работу газогенераторов // Теплоэнергетика. 2015. № 11. С. 3.

УДК 621.746.27.047.669.041:596.24

**Н. А. Краюшкин, И. А. Прибытков, К. С. Шатохин**

ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»», г. Москва, Россия

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ОХЛАЖДЕНИЯ НА КАЧЕСТВО НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

### Аннотация

*В статье изложены результаты исследования влияния неоднородности граничных условий на интенсивность охлаждения металла в процессе непрерывной разливки цилиндрических заготовок из антикоррозионных марок сталей. Предполагается, что граничные условия неоднородны по периметру заготовки и между соседними зонами по периметру заготовки имеются перетоки теплоты. Приводится сравнительный анализ градиентов температур и возникающих термических напряжений в затвердевающей заготовке при различных интенсив-*

ностях охлаждения, реализуемых в зоне вторичного охлаждения. На основе полученных результатов делаются выводы о влиянии интенсивности охлаждения на качество получаемых цилиндрических непрерывнолитых заготовок. Также делаются выводы о влиянии неоднородности граничных условий на формирование температурных полей в затвердевающей цилиндрической непрерывнолитой заготовке.

**Ключевые слова:** Непрерывная разливка, зона вторичного охлаждения, интенсивность охлаждения, неоднородность граничных условий, коэффициент теплоотдачи, скорость разливки, градиенты температур, термические напряжения.

#### **Abstract**

*The article presents the results of the investigation of the effect of inhomogeneity of boundary conditions on the intensity of metal cooling in the process of continuous casting of cylindrical billets from corrosion-resistant steel grades. It is assumed that the boundary conditions are non-uniform along the perimeter of the workpiece and there are heat transfers between the adjacent zones around the perimeter of the preparation. A comparative analysis of the temperature gradients and the resulting thermal stresses in the hardening blank is made for different cooling intensities realized in the secondary cooling zone. Based on the results obtained, conclusions are drawn about the effect of cooling intensity on the quality of the resulting cylindrical continuous cast billets. Conclusions are also made about the effect of the inhomogeneity of the boundary conditions on the formation of temperature fields in a hardening cylindrical continuous casting billet.*

**Key words:** continuous casting, secondary cooling zone, cooling intensity, inhomogeneity of boundary conditions, heat transfer coefficient, casting speed, temperature gradients, thermal stresses.

Процесс затвердевания непрерывнолитой заготовки невозможно рассматривать без учёта качества получаемого металла. Кроме скорости затвердевания большое влияние на качество получаемого металла оказывают термические напряжения, возникающие в охлаждаемой заготовке, так как при превышении допустимых напряжений  $\sigma_{\text{доп}}$  могут возникать наружные и внутренние дефекты, что приведёт к браку получаемой заготовки [1-3].

В реальности тепловое состояние затвердевающей непрерывнолитой заготовки определяется интенсивностью её охлаждения и степенью неоднородности граничных условий по окружности заготовки. Указанная неоднородность возникает при возникновении возмущений, связанных с изменением расходов подаваемых на охлаждение водо-воздушной смеси, при неправильной настройке системы охлаждения заготовки, при переходах между соседними секциями водо-воздушного охлаждения. Неоднородность граничных условий вызывает термические напряжения не только в радиальном направлении, но и в осевом по длине заготовки [4, 5].

Для анализа влияния неоднородности граничных условий на охлаждение заготовки была разработана математическая модель [6, 7]. В основе модели лежит дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности в цилиндрических координатах. Неоднородность граничных условий задавалась графиком распределения коэффициентов конвективной теплоотдачи по периметру и длине заготовки.

В общем виде уравнение энергии при наличии внутренних источников теплоты записывается в виде [8, 9, 10]:

$$\rho \cdot \left( \frac{dh}{dt} \right) = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad}T) + q_v,$$

где  $\frac{dh}{dt}$  – полная (субстанциальная) производная энтальпии по времени, Дж/(м<sup>3</sup>·с);

$q_v$  – плотность внутренних источников теплоты, Вт/м<sup>3</sup>.

Уравнение решалось по неявной разностной схеме Кранка–Николсона в цилиндрических координатах [11].

В дальнейшем в ходе исследований определялись температурные поля по длине заготовки в процессе непрерывной разливки стали. Затем по известным формулам рассчитывались величины термических напряжений в каждом сечении, возникающие в затвердевшем металле.

Градиенты температуры в каждом сечении по длине определялись по формуле [12, 13]:

$$\text{grad}T = (T_{\text{внутр}} - T_{\text{пов}})/L,$$

где  $T_{\text{внутр}}$  – температура металла на границе раздела жидкой и твёрдой фазы, °С;

$T_{\text{пов}}$  – температура на поверхности заготовки, °С;

$L$  – толщина корочки затвердевшего металла, мм.

Термические напряжения, возникающие в затвердевающей цилиндрической заготовке, определялись по формулам [10, 11]:

$$\sigma = (\beta \cdot E / 2) \cdot (1 - \nu) \cdot (T_{\text{внутр}} - T_{\text{пов}}) \cdot 10^{-6}, \text{ МПа};$$

$$\sigma = \frac{\beta \cdot E}{1 - \mu} \cdot \frac{q \cdot S}{2\lambda} \cdot \left( \frac{1}{2} - \left( \frac{r}{R} \right)^2 \right), \text{ МПа},$$

где  $\beta$  – коэффициент линейного удлинения стали, °С<sup>-1</sup>;

$E$  – модуль упругости, Па;

$\mu$  – отношение Пуассона (для стали равно 0,3);

$q$  – плотность теплового потока на поверхности заготовки, Вт/м<sup>2</sup>;

$S$  – площадь охлаждаемой поверхности;

$\lambda$  – коэффициент теплопроводности стали, Вт/(м·К).

Компоненты термических напряжений определялись по следующим зависимостям [14]:

$$\begin{aligned} \sigma_z &= \frac{\beta \cdot E}{1 - \mu} \cdot \left( \frac{2}{R^2} \int_0^R tr dr - t \right) \\ \sigma_t &= \frac{\beta \cdot E}{1 - \mu} \cdot \left( \frac{1}{R^2} \int_0^R tr dr + \frac{1}{r^2} \int_0^r tr dr - t \right) \\ \sigma_r &= \frac{\beta \cdot E}{1 - \mu} \cdot \left( \frac{1}{R^2} \int_0^R tr dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r tr dr \right) \end{aligned}$$

где  $\sigma_z$ ,  $\sigma_t$  и  $\sigma_r$  – соответственно осевые, тангенциальные и радиальные напряжения, МПа.

Все исследования проводились с целью найти те условия охлаждения, при которых максимальные термические напряжения, возникающие в заготовке  $\sigma_{\text{max}}$  будут меньше допустимых термических напряжений  $\sigma_{\text{доп}}$  для антикоррозионных марок сталей. Это важно, так как в случае превышения допустимых термических напряжений велика вероятность появления наружных и внутренних трещин, что приведёт к браку получаемой заготовки.

Необходимо отметить, что при прогнозировании разрушения стали от температурных напряжений, необходимо использовать временное сопротивление  $\sigma_b$

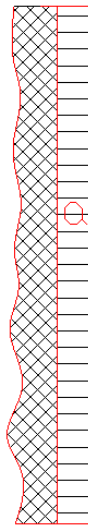
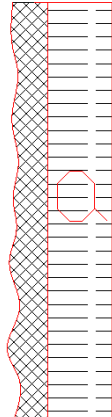
в качестве  $\sigma_{\text{доп}}$ . Согласно данным [15, 16]  $\sigma_{\text{доп}}$  принимают равным  $0.9\sigma_v$ . Для антикоррозионных марок сталей  $\sigma_v$  примерно равняется 1010 МПа [5]. Следовательно,  $\sigma_{\text{доп}} = 0.9 \cdot 1000 \text{ МПа} = 909 \text{ МПа}$ .

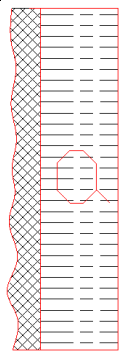
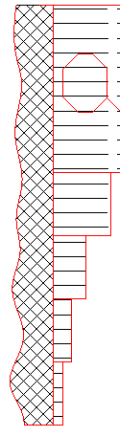
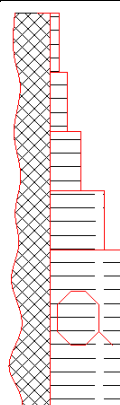
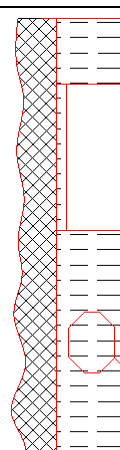
Термические напряжения определялись для двух случаев:

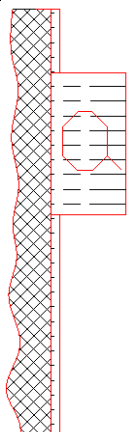
1) по длине заготовки в каждом сечении без учёта перетока теплоты, который возникает между зонами охлаждения с различной интенсивностью теплоотвода. При этом предполагается, что по периметру заготовки в каждой секции водо-воздушного охлаждения интенсивность теплоотвода постоянна, а по длине она меняется.

Таблица

Исследуемые режимы охлаждения заготовки  
в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) и на воздухе

Режим	Коэффициенты теплоотдачи, Вт/(м <sup>2</sup> *К)	Схема распределения интенсивности охлаждения 1 – заготовка, 2 – коэффициент теплоотдачи	Описание режима
I	$\alpha=30$		Равномерное охлаждение заготовки по всей длине с минимальной интенсивностью охлаждения на воздухе
II	$\alpha=250$		Равномерное охлаждение заготовки по всей длине в ЗВО

III	$\alpha=500$		Равномерное охлаждение заготовки по всей длине в ЗВО
IV	$\alpha_1=400,$ $\alpha_3=200,$ $\alpha_5=30$ $\alpha_2=300,$ $\alpha_4=100,$		Постепенное снижение интенсивности охлаждения заготовки по всей длине
V	$\alpha_1=30,$ $\alpha_3=200,$ $\alpha_5=400$ $\alpha_2=100,$ $\alpha_4=300,$		Постепенное увеличение интенсивности охлаждения заготовки по всей длине
VI	$\alpha_1=400,$ $\alpha_3=400$ $\alpha_2=30,$		Резкое снижение интенсивности охлаждения заготовки на локальном участке в ЗВО

VII	$\alpha_1=30,$ $\alpha_3=30$	$\alpha_2=400,$		Резкое увеличение интенсивности охлаждения заготовки на локальном участке в ЗВО
-----	---------------------------------	-----------------	---	---

2) по длине заготовки в каждом сечении с учётом возникающих перетоков теплоты между секциями с различной интенсивностью охлаждения по периметру заготовки. В данном случае предполагалось, что несимметричность охлаждения заготовки наблюдается только по её окружности. В продольном направлении интенсивность охлаждения сохраняется постоянной в рамках секторов охлаждения по периметру. При расчёте учитывалось влияние каждой зоны охлаждения друг на друга. Длины секторов охлаждения по окружности равны между собой и кратны их количеству. Рассматриваются термические напряжения, возникающие между областями в соседних зонах охлаждения в каждом сечении.

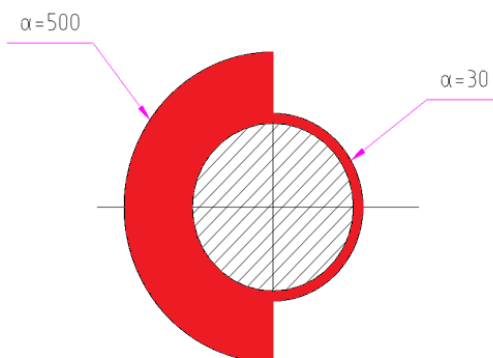


Рис. 1. Распределение интенсивности охлаждения для двух секторов периметра заготовки

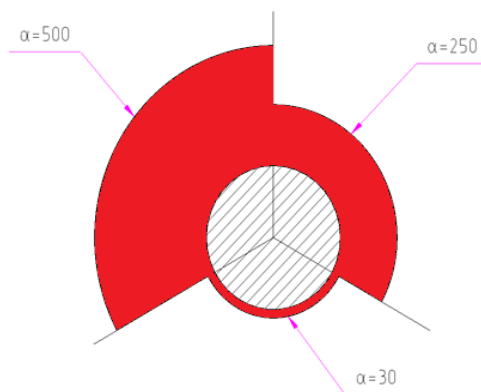


Рис. 2. Распределение интенсивности охлаждения для трёх секторов периметра заготовки

На рисунках 3–9 показано изменение градиентов и термических напряжений, возникающих при охлаждении заготовки по её длине без учета перетоков теплоты между секциями охлаждения.

Как видно из рисунка 3, градиенты температур при коэффициенте теплоотдачи  $\alpha=30 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$  на поверхности затвердевающей заготовки получаются значительно ниже допустимых. Это объясняется тем, что при таком режиме интенсивность отвода теплоты от поверхности заготовки будет минимальной. Благодаря этому заготовка будет охлаждаться гораздо медленнее, чем при более интенсивном охлаждении. Это приведёт к уменьшению градиентов температур по длине заготовки.

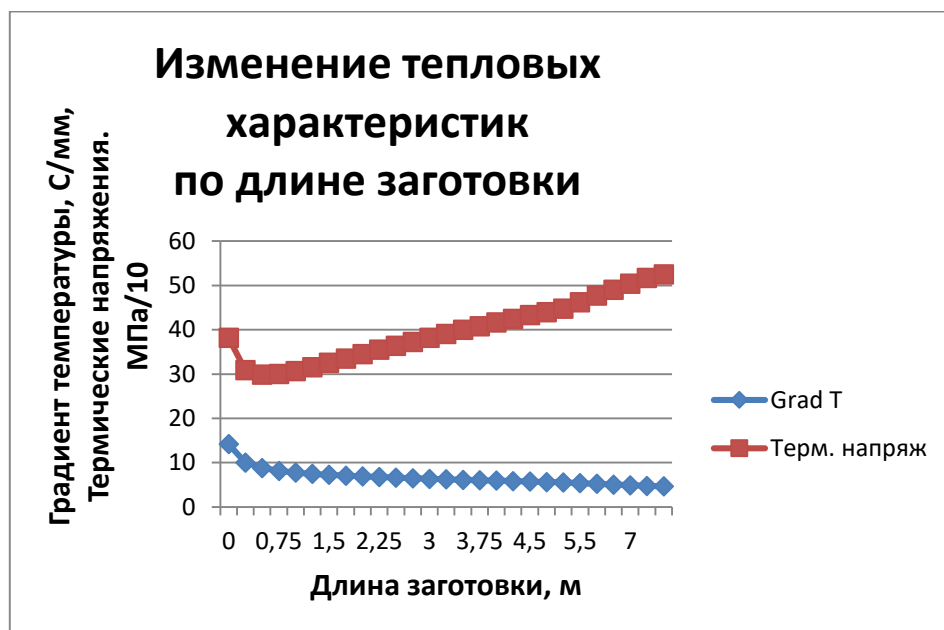


Рис. 3. График изменения градиентов температур и термических напряжений в режиме I

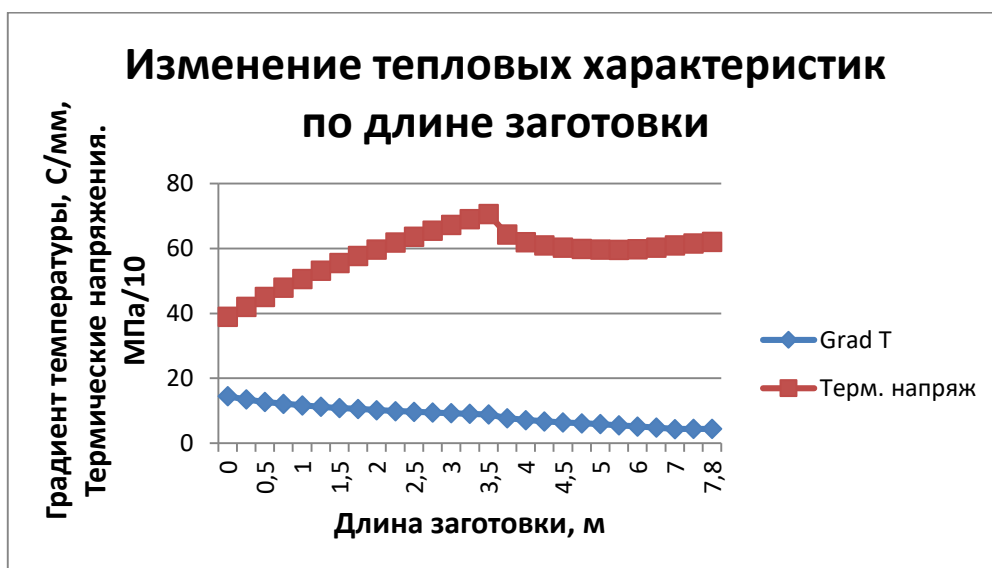


Рис. 4. График изменения градиентов температур и термических напряжений в режиме II

Как видно из графика, при коэффициенте теплоотдачи  $\alpha=250$  Вт/(м<sup>2</sup>\*К) по длине ЗВО термические напряжения постепенно увеличиваются, достигая максимума на выходе из зоны вторичного охлаждения. В зоне воздушного естественного охлаждения происходит постепенное снижение термических напряжений, что объясняется уменьшением разностей температур на границе раздела фаз и поверхностью заготовки.

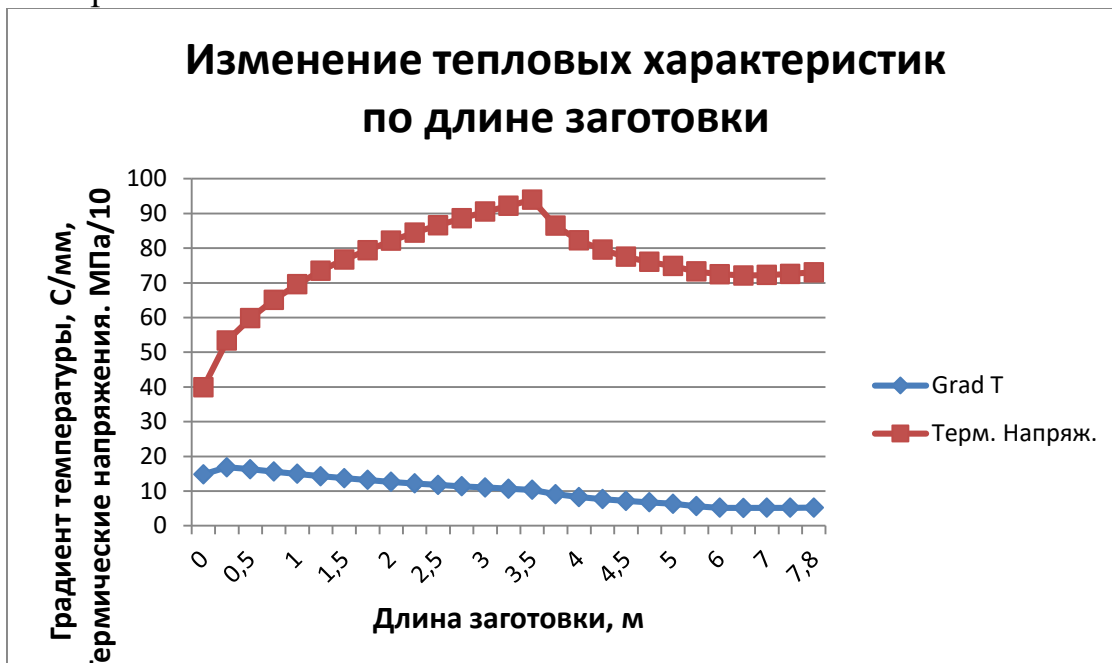


Рис. 5. График изменения градиентов температур и термических напряжений в режиме III

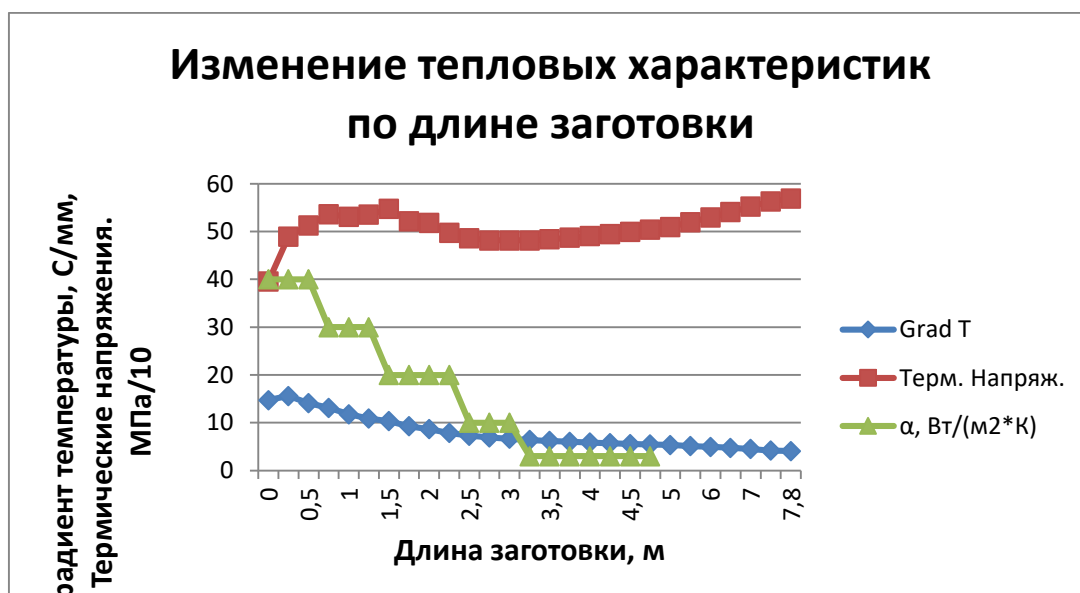


Рис. 6. График изменения градиентов температур и термических напряжений при постепенном снижении коэффициентов теплоотдачи по всей длине ЗВО (режим IV)



По графику видно, что при коэффициенте теплоотдачи  $\alpha=500 \text{ Вт/(м}^2\text{*К)}$  также происходит постепенное увеличение термических напряжений, что объясняется увеличением перепада температур по сечению в затвердевшем металл. Причём, термические напряжения при таком режиме будут больше, чем в режимах I и II, что объясняется большей интенсивностью отвода тепла от затвердевшего металла.

Видно, что при постепенном снижении интенсивности теплоотдачи по длине заготовки термические напряжения тоже постепенно снижаются, несмотря на небольшой рост в начале. Это объясняется тем, что при уменьшении значений коэффициентов теплоотдачи разность температур по сечению тоже становится меньше и, следовательно, термические напряжения падают.

На рисунке 7 постепенный рост термических напряжений по длине заготовки также объясняется постепенным ростом коэффициентов теплоотдачи. При выходе на воздух снова наблюдается снижение величин термических напряжений вместе со снижением интенсивности теплоотдачи.

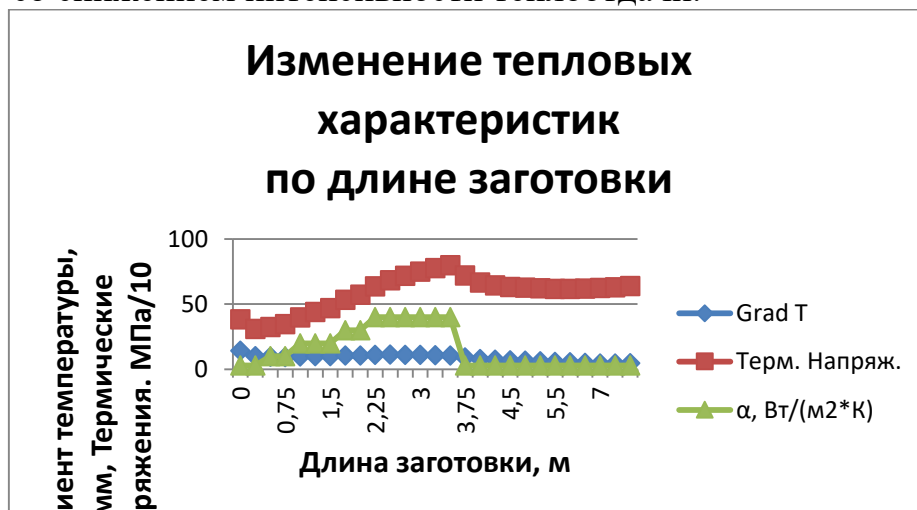


Рис. 7. График изменения градиентов температур и термических напряжений при постепенном увеличении коэффициентов теплоотдачи по всей длине ЗВО (режим V)

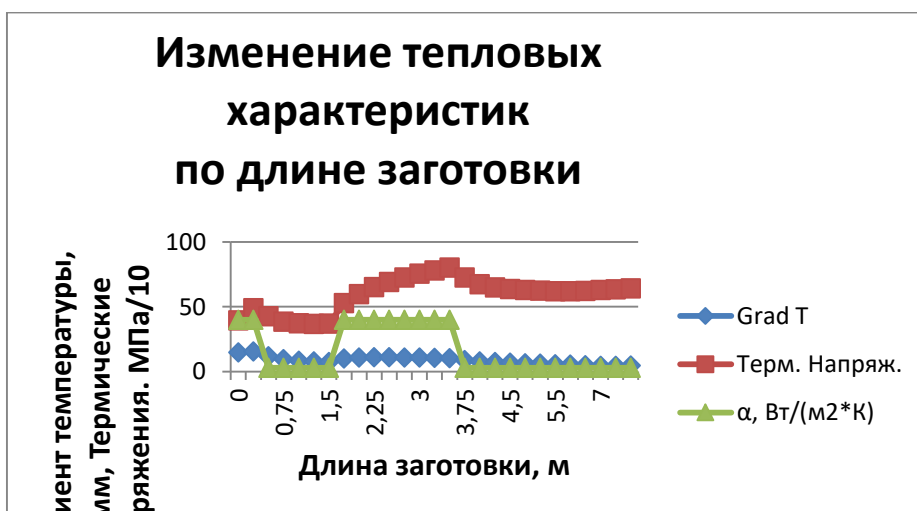


Рис. 8. График изменения градиентов температур и термических напряжений при резком снижении коэффициента теплоотдачи в ЗВО (режим VI)

При резком повышении интенсивности охлаждения затвердевающей заготовки на локальном участке в этой области наблюдается снижение величин термических напряжений. При возвращении коэффициентов теплоотдачи на прежний уровень термические напряжения также начинают расти, что связано с увеличением перепада температур в сечениях.

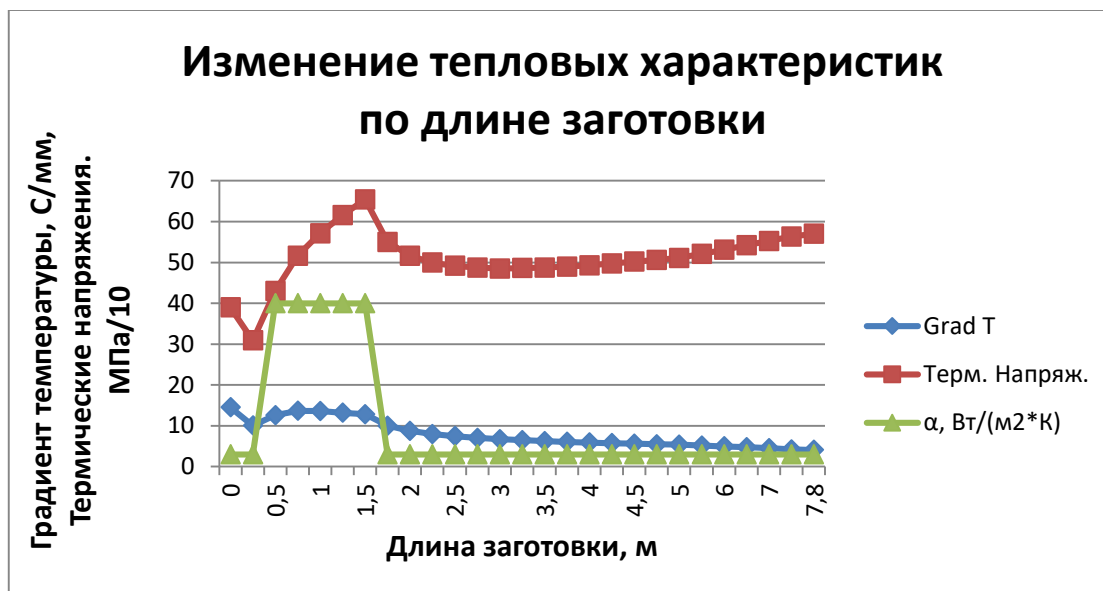


Рис. 9. График изменения градиентов температур и термических напряжений при резком увеличении коэффициента теплоотдачи в ЗВО (режим VII)

При резком увеличении интенсивности теплоотдачи на локальном участке наблюдается увеличение термических напряжений, что может привести к появлению дефектов в заготовке.

Из анализа результатов исследований следует, что наименьшие термические напряжения наблюдаются в режиме I. Но при этом, наблюдается их рост при неизменной интенсивности теплоотдачи. Увеличение термических напряжений наблюдается по всей ЗВО также в режимах II и III. Более того, как видно из рисунка 3, при коэффициенте теплоотдачи  $\alpha=500$  Вт/(м²\*К) термические напряжения достигают значений выше допустимых  $\sigma_{\text{доп}}$  для антикоррозионных марок сталей, что с большой долей вероятности может привести к внутренним и наружным трещинам.

В случаях с режимами VI и VII, когда наблюдается локальное резкое снижение или увеличение интенсивности охлаждения заготовки видно, что аналогично реагируют и термические напряжения. При резком снижении интенсивности охлаждения вследствие уменьшения перепада температур по сечению значения термических напряжений также падают. И, наоборот, при резком увеличении интенсивности охлаждения, как в режиме VII, наблюдается рост термических напряжений. Резкое изменение термических напряжений при температурах ведения процесса непрерывной разливки стали также может привести к появлению наружных и внутренних дефектов.

В режиме V значения термических напряжений не превышают допустимых, следовательно, наблюдается существенная неоднородность распределения термических напряжений по длине заготовки, что также может привести к появлению наружных и внутренних дефектов.

Наиболее рациональным с точки зрения допустимых термических напряжений можно считать режим IV. Это следует из того, что в данном режиме в силу высокой интенсивности теплоотдачи в начале ( $\alpha=400 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ) термические напряжения растут, но с постепенным снижением интенсивности теплоотдачи практически монотонно снижается и величина термических напряжений, не превышая при этом допустимых значений  $\sigma_{\text{доп}}$ . При достижении минимальных значений интенсивности теплоотдачи видно, что термические напряжения снова начинают расти, что, впрочем, свойственно для всех 7 режимов. Объясняется это тем, что в зоне выхода металла из ЗВО на воздух внутри, где заготовка полностью затвердела, её температура в центре также начинает уменьшаться, но медленнее, чем на поверхности. Именно поэтому начинают увеличиваться градиенты температур. Это ограничивает время охлаждения заготовки момента, пока не будут достигнуты допустимые термические напряжения.

Из проведённого анализа хорошо видна зависимость между неоднородностью граничных условий охлаждения заготовки и величинами термических напряжений, возникающих в радиальном направлении: чем выше интенсивность охлаждения, тем больше величины термических напряжений. Это позволяет управлять режимами охлаждения и прогнозировать вероятность появления наружных и внутренних трещин в отливаемых заготовках.

При исследовании влияния интенсивности теплоотвода от поверхности заготовки на температурные поля и величины термических напряжений, возникающих в заготовке при ассиметричном охлаждении по периметру заготовки с учётом перетоков теплоты, были получены следующие результаты.

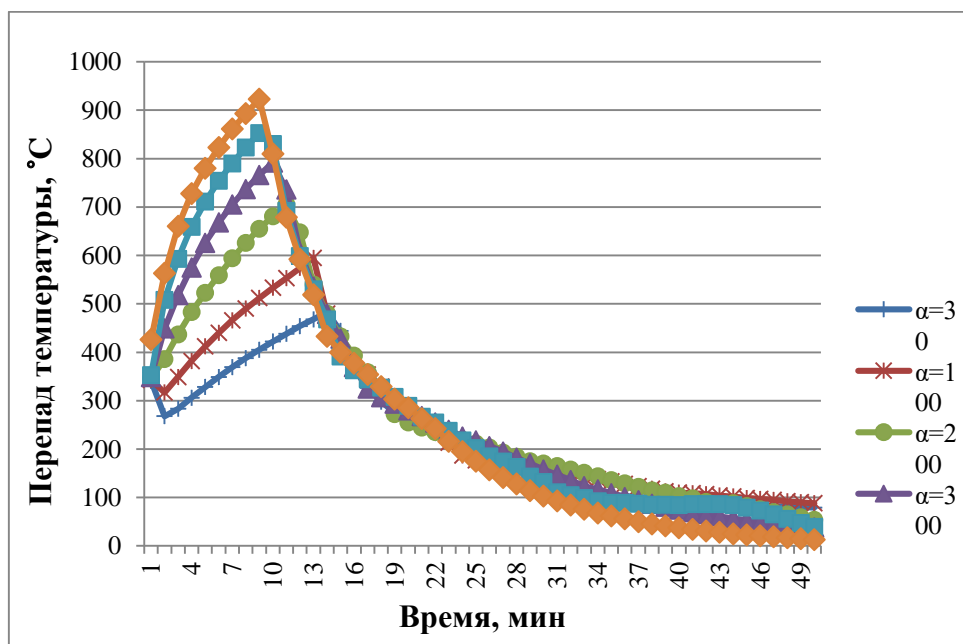


Рис 10. Изменение перепада температур между центром и поверхностью затвердевающей заготовки во времени

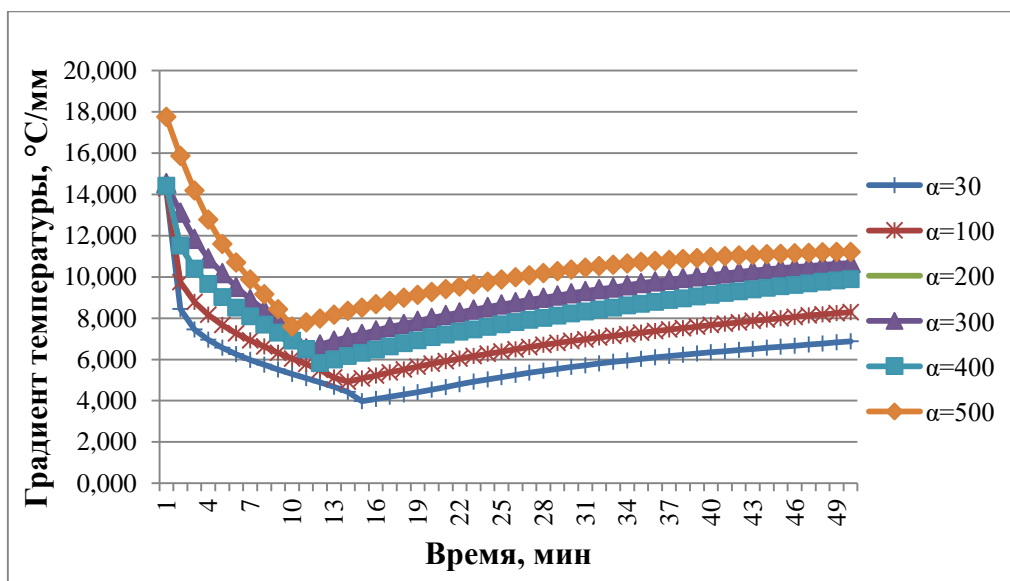


Рис. 11. Изменение градиентов температур по длине заготовки во времени при различной интенсивности теплоотвода

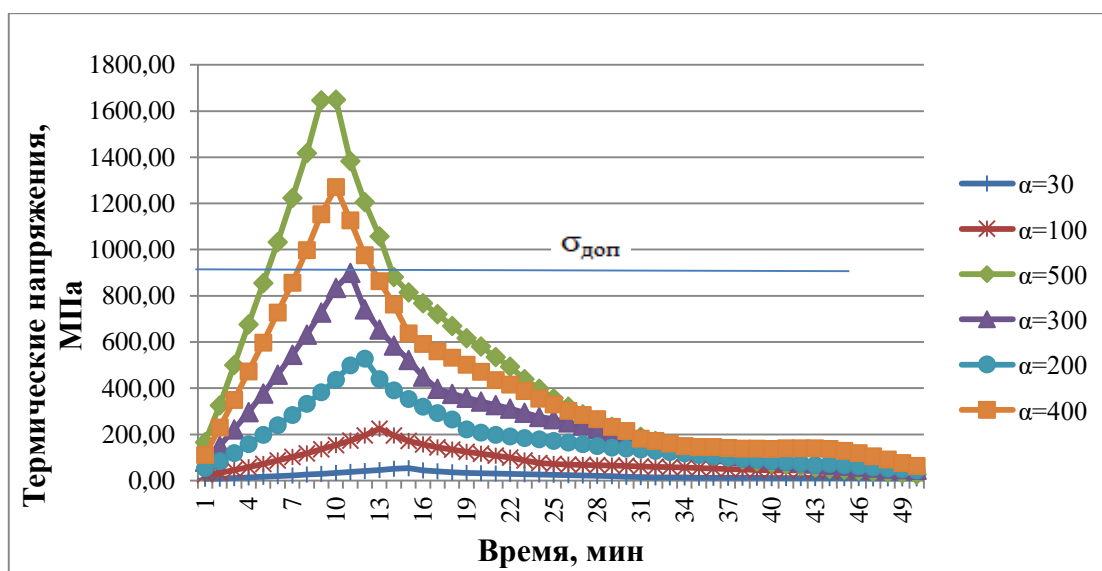


Рис. 12. Изменение термических напряжений при различной интенсивности теплоотвода без учёта перетоков теплоты между секторами охлаждения

На рисунке 10 приведены результаты расчётов термических напряжений между соседними секторами охлаждения заготовки в каждом сечении с шагом 0.25 м. В каждом из этих секторов интенсивность охлаждения характеризуется различными значениями коэффициентов теплоотдачи. Прямая линия соответствует допустимым термическим напряжениям равным 910 МПа.

Анализируя рисунки 10, 11 и 13 можно сделать вывод о корреляции между величинами термических напряжений и изменением температурных полей. При увеличении разности температур между центром и поверхностью соответственно увеличиваются и значения термических напряжений.

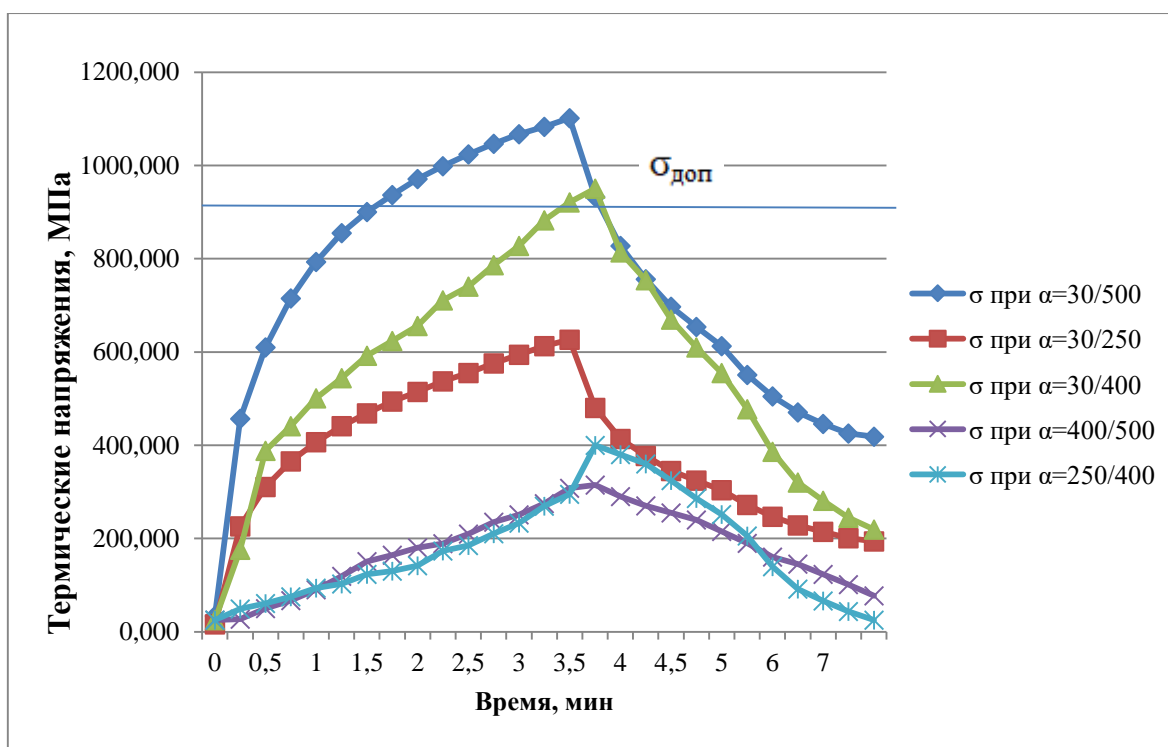


Рис. 13. Изменение термических напряжений при различной интенсивности охлаждения заготовок при учёте перетока теплоты между секторами охлаждения

Из рисунков 12 и 13 видно, что величины термических напряжений постепенно растут до определённых значений, а затем начинают уменьшаться при различных режимах охлаждения. Но величины термических напряжений между соседними секторами достигают существенно меньших значений, чем в рамках одного сектора охлаждения (без учёта перетоков тепловой энергии). Обусловлено это тем, что разность температур между соседними участками зон охлаждения меньше, чем между поверхностью и центром. Максимальные термические напряжения возникают между участками с наибольшим и наименьшим теплоотводом от поверхности, что объясняется наибольшей разностью температур в этих областях. При этом видно, что в этом случае величины термических напряжений становятся больше  $\sigma_{\text{доп}}$ , что существенно увеличивает риск появления наружных и внутренних дефектов.

Результаты расчёта, приведённые на рисунке 13, показывают, что величины термических напряжений между секторами охлаждения будут тем меньше, чем меньше разница между интенсивностями теплоотвода в сравниваемых секторах охлаждения. Кроме того, видно, что термические напряжения между секторами с интенсивностью охлаждения, характеризуемыми коэффициентами теплоотдачи 30 и 400 Вт/(м<sup>2</sup>·К) меньше, чем при коэффициентах теплоотдачи 30 и 500 Вт/(м<sup>2</sup>·К). Причём важно отметить также, что значения термических напряжений между зонами с интенсивностью охлаждения при коэффициентах теплоотдачи 30 и 400 Вт/(м<sup>2</sup>·К) превышают допустимые значения на небольшом участке заготовки в третьем секторе зоны вторичного охлаждения, что позволяет говорить о

допустимости применения режимов с данной интенсивностью охлаждения в течение непродолжительного времени в начале процесса затвердевания непрерывнолитой заготовки.

Во избежание появления дефектов рекомендуется по всей длине окружности охлаждаемой заготовки поддерживать одинаковую интенсивность теплоотвода. Это позволит поддерживать температурные поля по толщине заготовки одинаковыми и обеспечить равномерное постепенное затвердевание металла.

#### *Выводы*

1. Показано, что неоднородность граничных условий оказывает существенное влияние на тепловое состояние затвердевающей непрерывнолитой заготовки и может приводить к появлению различных дефектов.

2. Ведение процесса охлаждения при интенсивности теплоотвода, характеризующимся коэффициентами теплоотдачи  $500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$  и выше, может привести к дефектам непрерывнолитой заготовки в силу превышения допустимых термических напряжений

3. Неоднородные граничные условия охлаждения по периметру непрерывнолитой заготовки оказывают влияние на формирование температурных полей и могут привести к появлению дефектов литой заготовки

4. Вследствие перетоков теплоты между секторами периметра затвердевшей области отливаемого металла с разной интенсивностью охлаждения температурные поля частично выравниваются, а величины термических напряжений в сечениях становятся меньше

#### **Список использованных источников**

1. Евтеев Д.П., Колыбалов И.Н. Непрерывное литьё стали. – М.: Металлургия, 1984. – С. 131-135.
2. Кан Ю.Е. Управление технологическим процессом производства непрерывнолитых заготовок // Непрерывная разливка стали. – М.: Металлургия, 1989. – С. 9-16.
3. Дж. Б. Лин. Исследование непрерывной разливки стали. – М.: Металлургия, 1982. – С. 159-168.
4. Стальной слиток. Т. 2: Затвердевание и охлаждение / Ю.А. Самойлович и др. – Минск: Белорусская наука, 2000. – 640 с.
5. Малиночка Я.Н., Моисеева Л.А., Есаулова Т.В. Некоторые дефекты непрерывнолитых слитков и улучшение качества металла // Сталь. 1987. № 10.
6. Мищенко И.О. Управление уровнем дефектов поверхности и макроструктуры непрерывно-литых слэбов МНЛЗ. – М.: МИСиС, 2006.
7. Краюшкин Н.А., Кузнецова Н.П. Исследование тепловых режимов затвердевания круглых заготовок из высококачественных марок сталей при полунепрерывной разливке стали // Изв. Вуз. Чёрная металлургия. 2012. № 7.
8. Гусовский В.Л., Лифшиц А.Е. Методики расчёт нагревательных и термических печей: учебно-справочное издание. – М.: Теплотехник, 2004. – 400 с.
9. Темлянцева М.В., Осколкова Т.Н. Трещинообразование в процессах нагрева и охлаждения сталей и сплавов. – М.: Флинта: Наука, 2005. – 195 с.

10. Тайц Н.Ю. Технология нагрева стали. – М.: Металлургиздат, 1962. – 567 с.
11. Metallurgical heat engineering. T.1. Theoretical foundations: textbook for universities / Krievandin V.A., Arutyunov V.A., Mastryukov B.S. [et al.]. – M.: Metallurgy, 1986. – 424 p.
12. Temperature stresses in conditions of high-speed jet heating of metal / P.G. Krasnokutskiy, V.A. Krievandin, V.I. Bezrukov, V.D. Olyak // Black metallurgy. 1983. No 11. P. 25-27.
13. Determination of admissible intensity of metal heating / P.G. Krasnokutskiy, V.A. Krievandin, V.D. Olyak, V.I. Bezrukov // Black metallurgy. 1984. No 7. P. 115-119.
14. Emelyanov V.A. Heat work of machines of continuous casting: textbook. – M.: Metallurgy, 1988. – 142 p.
15. Akimenko A.D. [et al.]. Mastering of continuous casting of steel. – L.: Sudpromgiz, 1960.
16. Kuznetsova N.P., Kraushkin N.A. Investigation of thermal regimes of solidification during semi-continuous casting of round steel ingots for production of seamless pipes // Black metallurgy. 2014. No 3.

УДК 669.18

**Е. Е. Кузнецова, Г. В. Воронов, К. П. Левачева, И. В. Глухов**

ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет

имени первого Президента России Б.Н. Ельцина», г. Екатеринбург, Россия

## **ОБРАЗОВАНИЕ СО В ДСП–80 ПРИ СКРАП-РУДНОМ ПРОЦЕССЕ, РАБОТАЮЩЕЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРИРОДНОГО ГАЗА**

### **Аннотация**

*В данной работе рассмотрен тепловой режим современной дуговой сталеплавильной печи емкостью 80 тонн (ДСП–80). Произведен расчет горения влажного природного газа в двух случаях: окислитель – атмосферный воздух и технологический кислород. Также, определен соответственно расход окислителя (кислорода и влажного воздуха), количество продуктов сгорания, химический состав продуктов сгорания, балансовая температура с использованием i-t диаграммы и действительная температура для природного газа и по программе электронно-вычислительной машины (ЭВМ Microsoft Excel). Определены параметры диссоциации  $H_2O_{пар}$  и  $CO_2$  при условии сжигания природного газа в кислороде и в воздухе, с коэффициентом расхода окислителя  $\alpha_k$  и  $\alpha_v$ , равным 1,0 и 2,0. Предположен алгоритм расчета образования СО в высокотемпературной зоне печи.*

**Ключевые слова:** дуговая сталеплавильная печь, теплота сгорания, температура, природных газ, кислород, воздух, водяной пар, диоксид углерода, диссоциация.

### **Abstract**

*In this paper, the thermal regime of a modern arc steel furnace with a capacity of 80 tons (chipboard-80) is considered. The calculation of combustion of wet natural gas in two cases: oxidizer-atmospheric air and process oxygen. Also, the flow rate of the oxidizer (oxygen and humid air),*